

GRANICZNA MOC DWUFAZOWEGO TERMOSYFONU RUROWEGO ZE WZGLĘDU NA
KRYTERIUM ODRYWANIA KONDENSATU

BOGUMIŁ BIENIASZ (RZESZÓW)

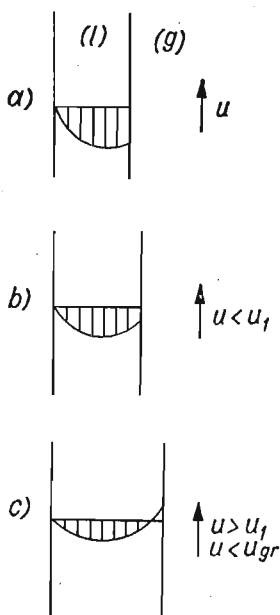
Oznaczenia

- A pole powierzchni poprzecznego przekroju parowego kanału termosyfonu [m^2],
 D wewnętrzna średnica rury termosyfonu [m],
 $(g), (l)$ oznaczenie fazy odpowiednio gazowej i ciekłej,
 Δi_{lg} entalpia parowania [J/kg],
 \dot{m} masowy wydatek czynnika roboczego termosyfonu [kg/s],
 O długość zwilżanego obwodu skraplacza termosyfonu [m],
 P moc cieplna termosyfonu [W],
 P_1 j.w., odpowiadająca przejściu w obszar niestabilnego ruchu kondensatu [W],
 P_{min} moc cieplna termosyfonu odpowiadająca fikcyjnej prędkości pary u_{min} [W],
 q objętościowy wydatek kondensatu przypadający na jednostkę długości zwilżanego obwodu [m^3/s],
 q_{gr} j.w., dla warunków granicznych [m^2/s],
 q_{min} j.w., odpowiadający fikcyjnej prędkości pary u_{min} [m^2/s],
 u prędkość pary czynnika roboczego [m/s],
 u_1 j.w., odpowiadająca dolnej granicy obszaru niestabilnego ruchu kondensatu [m/s],
 u_{gr} graniczna prędkość pary czynnika roboczego [m/s],
 u_{min} prędkość pary przy przepływie dwufazowym w pionowej rurze, odpowiadająca lokalnemu minimum oporów przepływu [m/s],
 \dot{V}_v, \dot{V}_l objętościowy wydatek odpowiednio pary i cieczy czynnika roboczego [m^3/s],
 y współrzędna w kierunku normalnym do powierzchni ścianki skraplacza [m],
 μ_l lepkość dynamiczna kondensatu [$kg/(ms)$],
 ρ_l, ρ_v gęstość odpowiednio cieczy i pary czynnika roboczego [kg/m^3].

1. Wstęp

Najczęstszym ograniczeniem maksymalnej mocy dwufazowego termosyfonu w zakresie temperatur roboczych jest niebezpieczeństwo zalania skraplacza.

Na rys. 1 przedstawiono profile prędkości w warstwie kondensatu przy ścianie skraplacza termosyfonu. Rysunek 1a odpowiada stosunkowo małej mocy cieplnej, a w związku z tym również i małej prędkości pary czynnika roboczego. Ze wzrostem mocy rośnie prędkość pary; ustala się rozkład prędkości, jak na rys. 1b. Przy dalszym wzroście prędkości pary osiąga się obszar niestabilny, kiedy to przy spływie kondensatu przy ścianie termosyfonu wystąpi jednoczesny ruch kondensatu w górę przy powierzchni międzyfazowej ciecz–para. Będzie to możliwe wtedy, gdy naprężenie styczne na powierzchni między-



Rys. 1

fazowej przekroczy wartość naprężenia stycznego przy ścianie (rys. 1c). Dalszemu wzrostowi prędkości pary towarzyszy szybki wzrost oporów przepływu przy jednoczesnym falowaniu powierzchni kondensatu, co w granicznym momencie doprowadza do odrywania kropli kondensatu i zalania skraplacza. Stanowi temu odpowiada graniczna prędkość pary czynnika. Praca termosyfonu ulega wtedy poważnemu zakłóceniu, a w przypadku wysokiej temperatury płynu chłodzonego po zewnętrznej stronie parownika może dojść nawet do przetopienia ścianki. Zatem w procesie projektowania wymiennika ciepła z termosyfonami należy zakładać moc mniejszą od mocy granicznej.

2. Moc graniczna dwufazowego termosyfonu rurowego

Moc cieplna dwufazowego termosyfonu wynosi

$$(1) \quad P = \dot{m} \Delta i_{lg},$$

przy czym z bilansu wydatku masowego mamy

$$(2) \quad \dot{m} = \rho_v \dot{V}_v = \rho_l \dot{V}_l.$$

Wprowadźmy wielkość zdefiniowaną jako objętościowy wydatek kondensatu przypadający na jednostkę długości obwodu zwilżanej powierzchni skraplacza, czyli

$$(3) \quad q = \dot{V}_l / O.$$

Uwzględniając (2) mamy

$$(4) \quad q = \frac{\dot{V}_v}{\pi D} \frac{\rho_v}{\rho_l}.$$

Objętościowy wydatek pary osiąga maksimum w warunkach granicznych, gdy $u = u_{gr}$ i wynosi

$$(5) \quad \dot{V}_{v,gr} = u_{gr} \frac{\pi D^2}{4}.$$

Uwzględniając (5) w (4) otrzymujemy dla warunków granicznych

$$(6) \quad q_{gr} = u_{gr} \frac{D}{4} \frac{\rho_v}{\rho_l}.$$

Między dwufazowym przepływem w termosyfonie i w rurze pionowej występuje analogia wyrażająca się podobnym charakterem wzrostu oporów przepływu ze wzrostem prędkości pary. Różnica polega na tym, że termosyfon pracuje jedynie w zakresie prędkości pary od zera do prędkości, będącej dolną granicą obszaru niestabilnego (u_1) lub co najwyżej do prędkości granicznej (u_{gr}) odpowiadającej zalaniu skraplacza. Praca termosyfonu przy $u > u_{gr}$ jest niemożliwa, ponieważ ze względu na odpowiadający tej sytuacji profil prędkości musiałby występować wypadkowy ruch kondensatu w kierunku przepływu pary, co oznaczałoby osuszenie parownika. Prędkość graniczną występującą w (6) można obliczyć dla termosyfonu tak, jak dla przepływu dwufazowego w rurze pionowej. W tym drugim przypadku przy $u > u_{gr}$ następuje spadek oporów przepływu ze wzrostem prędkości przepływu pary aż do osiągnięcia minimum, któremu odpowiada prędkość pary u_{min} . Prędkość ta stanowi górną granicę obszaru niestabilnego, w obrębie którego występuje jednoczesne ściekanie kondensatu w warstwie przyściennej i ruch kondensatu w górę w warstwie przy powierzchni międzyfazowej. W momencie osiągnięcia u_{min} gradient prędkości na ścianie $(du/dy)_w = 0$, gdyż profil prędkości jest styczny do normalnej do powierzchni ścianki. Przy $u > u_{min}$ kondensat porusza się wyłącznie w kierunku ruchu pary, a wzrost prędkości pary powoduje wzrost oporów przepływu.

SOŁOWIOW i in. [1] rozwiązując równanie ruchu w fazie ciekłej przy przepływie dwufazowym w pionowej rurze okrągłej, otrzymali

$$(7) \quad u_{gr} = u_{min} \sqrt{\frac{2}{3}},$$

stwierdzając dużą zgodność swoich obliczeń teoretycznych z dostępnymi wynikami badań doświadczalnych. Zakładając, że powyższe równanie można zastosować w przypadku obliczania prędkości granicznej pary w termosyfonie, otrzymujemy po wstawieniu do (6)

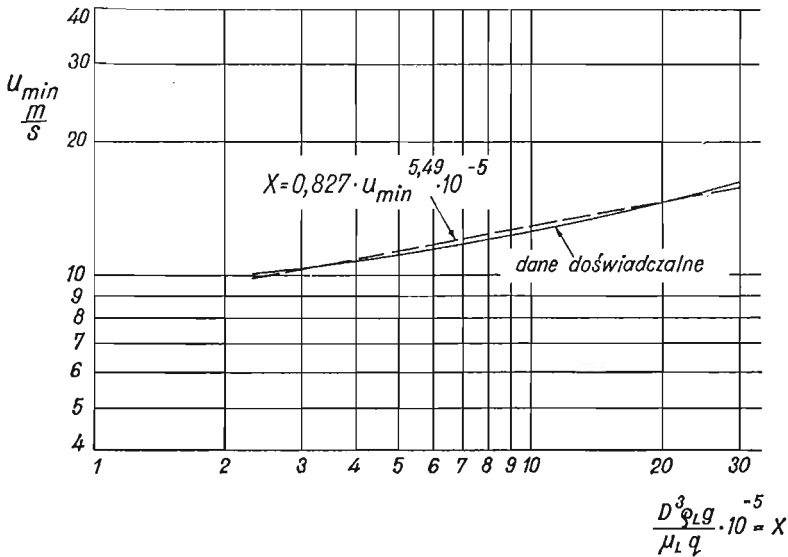
$$(8) \quad q_{gr} = 24^{-1/2} D \frac{\rho_v}{\rho_l} u_{min}$$

oraz

$$(9) \quad P_{gr} = 0,204 \pi D^2 \rho_v \Delta i_g u_{min}$$

przy kombinacji równań (1), (2), (3), (8).

Ze względu na brak teoretycznego rozwiązania na u_{min} , pozostaje obliczenie tej wielkości na podstawie danych doświadczalnych. Autorzy pracy [1] zamieszczają dane empi-



Rys 2

ryczne dwóch badaczy, które w skali podwójnie logarytmicznej przedstawiono na rys. 2 linią ciągłą. Wykres jest zależnością prędkości u_{min} od bezwymiarowej grupy

$$(10) \quad X = \frac{D^3 \rho_l g}{\mu_l q} 10^{-5}.$$

Konieczne jest zwrócenie uwagi na to, że w badaniach doświadczalnych przepływu dwufazowego w rurach wielkość q jest niezależna od prędkości pary, toteż u_{min} nie zależy od q dla tych przepływów. Inaczej ma się rzecz w przypadku termosyfonu, gdzie masowy wydatek pary musi się równać masowemu wydatkowi kondensatu przy pracy ustalonej. W tym przypadku q jest funkcją prędkości pary, chcąc zatem skorzystać z danych na rys. 2, musimy postawić tam q_{min} zamiast q . Zarówno u_{min} , jak i q_{min} będą odpowiadać fikcyjnej mocy termosyfonu P_{min} . Jak wynika z (1)

$$(11) \quad P_{min} = \Delta i_{lg} \rho_v u_{min} A$$

oraz

$$(12) \quad P_{gr} = \Delta i_{lg} \rho_v u_{gr} A$$

przy założeniu niezmienności danych materiałowych i pola powierzchni parowego kanału termosyfonu. Z powyższych równań wynika, że

$$(13) \quad P_{min}/P_{gr} = u_{min}/u_{gr} = 1/\sqrt{\frac{2}{3}} = 1,225.$$

Przebieg linii ciągłej na rys. 2 da się przybliżyć linią prostą (linia kreskowa) o równaniu

$$(14) \quad \frac{D^3 \rho_l g}{\mu_l q_{min}} = 0,827 u_{min}^{5,49}.$$

Wstawiając (3) do (1) i uwzględniając (13) otrzymujemy

$$(15) \quad q_{\min} = \frac{1,225 P_{gr}}{\Delta i_{lg} \rho_l \pi D}.$$

Wstawiając (15) do (14) i przekształcając otrzymujemy

$$(16) \quad u_{\min} = \left(\frac{\pi D^4 \rho_l^2 g \Delta i_{lg}}{1,011 \mu_l P_{gr}} \right)^{0,182},$$

podstawienie zaś (16) do (9) daje po przekształceniach poszukiwane równanie na moc graniczną termosyfonu

$$(17) \quad P_{gr} = 0,261 \pi \Delta i_{lg} D^{2,32} \left(\frac{g}{\mu_l} \right)^{0,154} \rho_v^{0,845} \rho_l^{0,307},$$

do którego wielkości fizyczne podstawia się w układzie SI.

3. Moc dwufazowego termosyfonu rurowego odpowiadająca przejściu w obszar niestabilnego ruchu kondensatu

Moc termosyfonu odpowiadająca momentowi przejścia w obszar niestabilnego ruchu kondensatu P_1 jest mniejsza od P_{gr} , ponieważ występuje ona przy prędkości pary [1]

$$(18) \quad u_1 = u_{\min} / \sqrt{2} = 0,707 u_{\min}$$

podczas, gdy prędkość graniczna wynosi, jak wynika z (7), $0,817 u_{\min}$. Mamy więc

$$(19) \quad q_1 = 0,707 \frac{D}{4} \frac{\rho_v}{\rho_l} u_{\min}$$

i z tego powodu wzór na P_1 różni się od wzoru na P_{gr} [por. (9)] współczynnikiem

$$(20) \quad P_1 = 0,177 \pi D^2 \rho_v \Delta i_{lg} u_{\min}.$$

W warunkach początku obszaru niestabilnego

$$(21) \quad P_1 = \Delta i_{lg} \rho_v u_1 A,$$

co daje

$$(22) \quad P_{\min} / P_1 = u_{\min} / u_1 = 1 / 0,707 = 1,414,$$

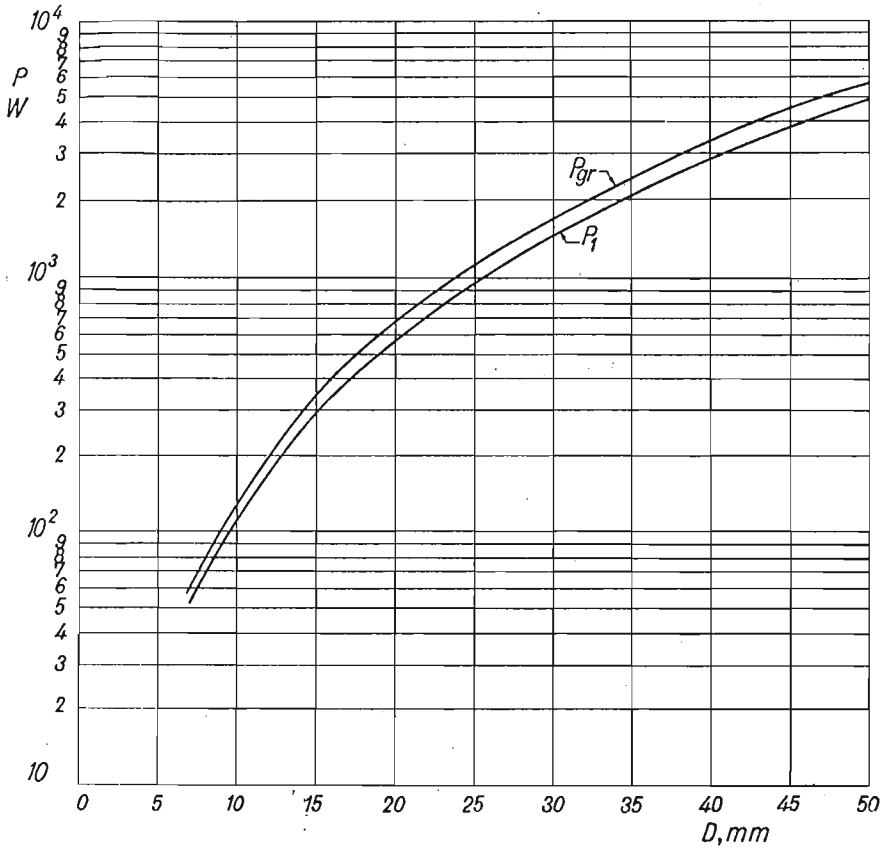
zaś

$$(23) \quad q_{\min} = \frac{1,414 P_1}{\Delta i_{lg} \rho_l \pi D}.$$

Ostatecznie otrzymuje się

$$(24) \quad P_1 = 0,865 P_{gr}.$$

Celem zapewnienia stabilnej pracy termosyfonu należy stosować moce cieplne mniejsze od mocy P_1 .



Rys. 3

Rysunek 3 jest przykładem zastosowania równania (17) i (24) do praktycznych obliczeń termosyfonów. Zawiera on wynik obliczeń dla wody o temperaturze nasycenia 40°C . W obliczeniach wykorzystano następujące dane materiałowe: $\rho_0 = 0,05116 \text{ kg/m}^3$, $\rho_l = 992,2 \text{ kg/m}^3$, $\Delta i_{lg} = 2,406 \cdot 10^6 \text{ J/kg}$, $\mu_l = 6,51 \cdot 10^{-4} \text{ kg/(ms)}$.

4. Wnioski

Moc graniczna dwufazowego termosyfonu jest wprost proporcjonalna do wewnętrznej średnicy w potęgze 2,32, a dla danego czynnika roboczego jest funkcją jego temperatury; od niej bowiem zależą wartości danych materiałowych w równaniu (17). Jak wynika z analizy tego równania moc graniczna termosyfonu o danej średnicy rośnie ze wzrostem temperatury czynnika roboczego.

Literatura cytowana w tekście

1. А. Ф. Соловьев, Е. И. Преображенский, П. А. Семенов, *Гидравлическое сопротивление в двухфазном потоке*, Химическая Промышленность, 8 (1966), 601 - 604.

Резюме

ПРЕДЕЛЬНАЯ МОЩНОСТЬ ДВУХФАЗОВОГО ТРУБЧАТОГО
ТЕРМОСИФОНА ИЗ УСЛОВИЯ ОТРЫВА КОНДЕНСАТА

В работе описано явление изменения профиля скорости, которое наблюдается в слое конденсата, стекающего по стенке конденсатора в двухфазовом термосифоне, при изменении скорости протекания пара. На основании доступных экспериментальных данных получена формула расчета предельной мощности, т. е. мощности, при которой наступает заливание конденсатора. Кроме того, получено выражение на мощность, отвечающую переходу в режим неустойчивого течения конденсата. Область неустойчивого течения жидкой фазы при двухфазовом течении по вертикальным трубам определялась на основании критерия Соловьева и других авторов [1]. Полученные формулы иллюстрируются графиком для воды при температуре насыщения 40°C.

Summary

LIMIT POWER OF A TWO-PHASE PIPE THERMOSIPHON WITH RESPECT TO CONDENSATE
LIQUID INSTABILITY

The phenomenon of the change of the velocity profile occurring in the condensate layer falling down on the condenser wall of the two-phase thermosiphon according to a vapour velocity change has been described in this paper. Using available experimental data, the expression on the power limit and the power of the entering of the condensate liquid to the nonstable motion area has been obtained. Criteria of Solovev et al. [1] concerning determining the nonstable motion area of the liquid phase during the two-phase flow in vertical pipes have been plotted for water at the saturation temperature of 40°C

INSTYTUT LOTNICTWA
POLITECHNIKA, RZESZÓW

Praca została złożona w Redakcji dnia 30 kwietnia 1975 r.
